

Commande à structure variable de la machine asynchrone à double alimentation destinée à la production d'énergie éolienne

Youcef Djeriri, Hamza Mesai Ahmed

Département d'Electrotechnique
Laboratoire – ICEPS – Intelligent Control Power Systems
Université Djillali Liabès de Sidi Bel-Abbès – Algérie
ydjeriri@yahoo.fr

Zinelaabidine Boudjema

Département d'Electrotechnique
Faculté de Technologie
Université Hassiba Benbouali de Chlef – Algérie
boudjema1983@yahoo.fr

Résumé— Dans cet article, nous présentons une étude par simulation sous l'environnement MATLAB/SIMULINK d'un système éolien basé sur une Génératrice Asynchrone à Double Alimentation (GADA), entraînée par une turbine éolienne à vitesse variable. L'objectif de cette étude est de concevoir un algorithme de contrôle non linéaire basé sur la stratégie de contrôle par mode glissant permettant de contrôler indépendamment les puissances active et réactive statoriques de la GADA. Les résultats de simulation ont montré d'une part, de bonnes performances dynamiques et statiques concernant le suivi des consignes, d'autre part, la grande robustesse vis-à-vis les variations paramétriques de la GADA.

Mots clés— *Energie éolienne; machine asynchrone à double alimentation; mode glissant; robustesse.*

I. INTRODUCTION

Actuellement, la majorité des projets éoliens supérieurs à 1MW reposent sur l'utilisation de la machine asynchrone à double alimentation (MADA), ce qui permet de fonctionner sur une large plage de vitesse ($\pm 30\%$ autour de synchronisme). En effet, le schéma de raccordement le plus typique de cette machine consiste à raccorder le stator directement au réseau, alors que le rotor est alimenté à travers deux convertisseurs statiques en mode back-to-back (un côté rotor CCM et l'autre côté réseau CCR, voir figure 1).

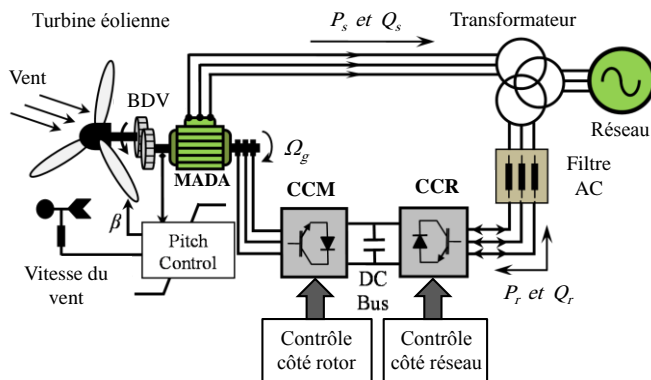


Fig.1. Structure de la chaîne de conversion d'énergie éolienne à base de MADA

Les convertisseurs statiques utilisés pour le contrôle de cette machine peuvent être dimensionnés pour transiter seulement une fraction de la puissance totale (30% de puissance statorique). Ceci implique moins de pertes par commutations, un coût de production du convertisseur moins élevé et une réduction de la taille des filtres passifs, impliquant ainsi une réduction des coûts et des pertes additionnelles.

Pour assurer cette conversion d'énergie, Il faut donc mettre des lois de commande afin de bien contrôler l'échange des puissances entre les différents éléments de ce système.

La commande vectorielle à flux statorique orienté, basée sur des régulateurs classiques de type PI (Proportionnel-Intégral) est traditionnellement utilisée pour le contrôle de la puissance active et réactive de la MADA [1], [2]. Cette technique découple le courant du rotor en composants actif et réactif; est obtenu indirectement en contrôlant les courants d'entrée. Par conséquent, les régulateurs PI classiques, en raison de leurs structures simples, sont encore les correcteurs les plus couramment utilisés dans le contrôle des systèmes industriels; récemment dans le contrôle des éoliennes équipées de MADA [3], [4]. Cependant, l'ajustement des correcteurs PI est fastidieux et il peut être difficile de régler les gains de ce dernier correctement en raison de la non-linéarité et de la grande complexité du système. Un autre inconvénient principal de ce régulateur est que ses performances dépendent fortement des paramètres de la MADA [5], [6].

Pour contourner ces problèmes, on doit faire appel à des lois de commande insensibles aux variations des paramètres, aux perturbations et aux non linéarités. Les lois de commande dite à structure variable (CSV) aussi connue sous le nom commande par mode glissant constituent une solution à ces problèmes [7]. Cette commande a été initiée par des chercheurs russes au début des années 60. Il s'agit principalement d'EMEL'YANOV, FILIPPOV, et UTKIN [7], [8].

L'étude présentée dans cet article concerne la technique de commande par mode glissant appliquée à la MADA pour le contrôle séparé en puissances statoriques. Nous présenterons dans un premier temps quelques éléments de la théorie de contrôle à structure variable (CSV) utilisant le mode de glissement, puis les étapes à suivre pour concevoir cette commande.

II. MODELE MATHEMATIQUE DE LA MADA

La MADA est représentée par son modèle de Park (d-q) dont les équations sont établies dans un référentiel lié au champ tournant comme suit :

- Les tensions statoriques :

$$\begin{cases} V_{sd} = R_s I_{sd} + \frac{d}{dt} \phi_{sd} - \omega_s \phi_{sq} \\ V_{sq} = R_s I_{sq} + \frac{d}{dt} \phi_{sq} + \omega_s \phi_{sd} \end{cases} \quad (1)$$

- Les tensions rotoriques :

$$\begin{cases} V_{rd} = R_r I_{rd} + \frac{d}{dt} \phi_{rd} - (\omega_s - \omega_r) \phi_{rq} \\ V_{rq} = R_r I_{rq} + \frac{d}{dt} \phi_{rq} + (\omega_s - \omega_r) \phi_{rd} \end{cases} \quad (2)$$

- Les flux magnétiques statoriques :

$$\begin{cases} \phi_{sd} = L_s I_{sd} + L_m I_{rd} \\ \phi_{sq} = L_s I_{sq} + L_m I_{rq} \end{cases} \quad (3)$$

- Les flux magnétiques rotoriques :

$$\begin{cases} \phi_{rd} = L_r I_{rd} + L_m I_{sd} \\ \phi_{rq} = L_r I_{rq} + L_m I_{sq} \end{cases} \quad (4)$$

- Les puissances actives et réactives statoriques et rotoriques s'expriment par :

$$\begin{cases} P_s = \frac{3}{2} (V_{sd} I_{sd} + V_{sq} I_{sq}) \\ Q_s = \frac{3}{2} (V_{sq} I_{sd} - V_{sd} I_{sq}) \end{cases} \quad (5)$$

- Le couple électromagnétique :

$$C_{em} = \frac{3}{2} p \frac{L_m}{L_s} (\phi_{sq} I_{rd} - \phi_{sd} I_{rq}) \quad (6)$$

Avec : p est le nombre de paires de pôles de la MADA.

Souvent dans le cas d'une MADA de moyenne et de grande puissance, la résistance statorique R_s est négligée lors de la synthèse de son modèle sous l'hypothèse d'orientation du flux statorique [3], [9].

En adoptant donc l'hypothèse d'une résistance statorique R_s négligeable et que le flux statorique est constant (cette condition est assurée dans le cas d'un réseau stable connecté au stator de la MADA), et orienté selon l'axe d du repère de Park, on déduit :

$$\begin{cases} \phi_{sq} = 0 \\ \phi_{sd} = \Psi_s \end{cases} \quad (7)$$

$$\begin{cases} V_{sd} = 0 \\ V_{sq} = V_s = \omega_s \Psi_s \end{cases} \quad (8)$$

$$\begin{cases} \Psi_s = L_s I_{sd} + L_m I_{rd} \\ 0 = L_s I_{sq} + L_m I_{rq} \end{cases} \quad (9)$$

A partir de l'équation (9), nous pouvons alors écrire les équations liant les courants statoriques aux courants rotoriques :

$$\begin{cases} I_{sd} = \frac{\Psi_s}{L_s} - \frac{L_m}{L_s} I_{rd} \\ I_{sq} = -\frac{L_m}{L_s} I_{rq} \end{cases} \quad (10)$$

En remplaçant dans l'équation (4) des flux rotoriques, les courants statoriques de l'expression (10), on obtient :

$$\begin{cases} \phi_{rd} = \sigma L_r I_{rd} + \frac{L_m}{L_s} \Psi_s \\ \phi_{rq} = \sigma L_r I_{rq} \end{cases} \quad (11)$$

Avec : $\sigma = 1 - (L_m^2 / L_s L_r)$ est le coefficient de dispersion de Blondel.

En remplaçant les courants statoriques par leurs valeurs de l'équation (10) dans l'équation (5) en adaptant l'expression (8), nous obtenons les équations suivantes pour les puissances active et réactive:

$$\begin{cases} P_s = -\frac{3}{2} V_s \frac{L_m}{L_s} I_{rq} \\ Q_s = \frac{3}{2} \left(V_s \frac{\Psi_s}{L_s} - V_s \frac{L_m}{L_s} I_{rd} \right) \end{cases} \quad (12)$$

En tirant $\Psi_s = \frac{V_s}{\omega_s}$ de l'équation (8), l'expression de la puissance réactive devienne :

$$Q_s = -\frac{3}{2} V_s \frac{L_m}{L_s} I_{rd} + \left(\frac{3V_s^2}{2L_s \omega_s} \right) \quad (13)$$

Compte tenu du repère choisi et des approximations faites et si l'on considère l'inductance magnétisante L_m comme constante (entrefer constant), le système obtenu lie de façon proportionnelle la puissance active au courant rotorique d'axe q et la puissance réactive au courant rotorique d'axe d à la constante $(3V_s^2 / 2L_s \omega_s)$ près imposée par le réseau.

En remplaçant (8) dans (6), le couple de la MADA aura pour expression :

$$C_{em} = -\frac{3}{2} p \frac{L_m}{L_s} \Psi_s I_{rq} = -\frac{3}{2} p \frac{L_m V_s}{L_s \omega_s} I_{rq} \quad (14)$$

En examinant les équations précédentes, on peut établir le schéma bloc de la MADA illustré dans la figure 2.

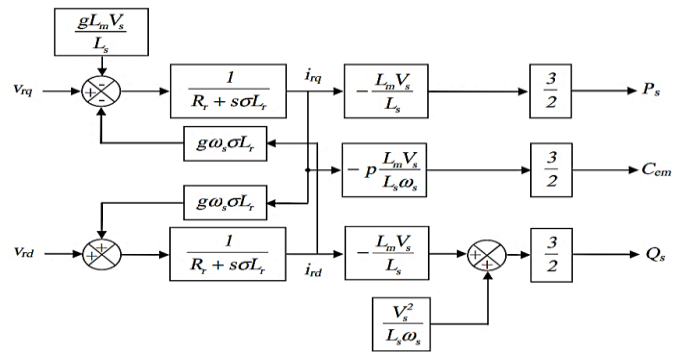


Fig.2. Schéma bloc du modèle simplifié de la MADA.

III. GENERALITE SUR LA THEORIE DU CONTROLE PAR MODE DE GLISSEMENT

A. Structure de la commande par mode glissant

Dans les systèmes à structure variable utilisant la commande par mode de glissement (en Anglais : Sliding Mode Control – SMC), on peut trouver trois configurations de base pour la synthèse des différentes commandes [10]. La première correspond à la structure la plus simple où la commutation a lieu au niveau de l'organe de commande lui-

même. On l'appellera, structure par commutation au niveau de l'organe de commande.

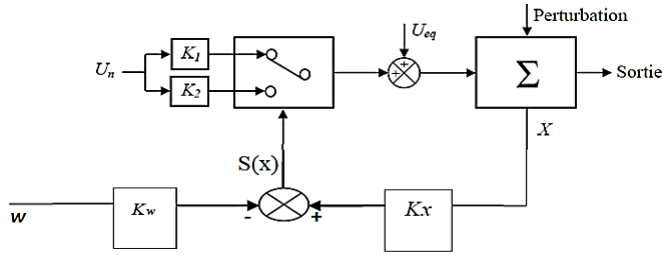


Fig.3. Structure de régulation par mode glissant par ajout de la commande équivalente.

Avec :

w : Grandeur de consigne.

K_w : Coefficient de l'intervention directe de la consigne.

La deuxième structure fait intervenir la commutation au niveau d'une contre réaction d'état. Et enfin, la dernière structure est une structure par commutation au niveau de l'organe de commande avec ajout de la "commande équivalente". Cette dernière structure est retenue pour la suite de cet article (voir figure 3) [10].

B. Principe de la commande par mode de glissement

Dans la commande des systèmes à structure variable par mode de glissement, la trajectoire d'état est amenée vers une surface, puis à l'aide de la loi de commutation, elle est obligée de rester au voisinage de cette surface. Cette dernière est appelée surface de glissement et le mouvement le long de laquelle se produit est appelé mouvement de glissement [11].

La forme d'une commande à structure variable peut être donnée par:

$$U_i = \begin{cases} U_i^+ & \text{si } S_i(x) > 0 \\ U_i^- & \text{si } S_i(x) < 0 \end{cases} \quad (15)$$

U_i ($i=1, \dots, m$): les composantes du vecteur de commande.

Parmi les propriétés des modes glissants, on cite [12] :

- Le processus de glissement est d'ordre réduit en comparaison au système original.
- La dynamique du système en mode de glissement est déterminée uniquement par le choix des coefficients de la surface de glissement.
- La robustesse vis-à-vis de la variation de certains types de paramètres.

C. Conception de la commande par mode glissant

La conception de cette commande peut être divisée en trois étapes principales très dépendantes, ces étapes sont [13]:

- Le choix de la surface de glissement ;
- L'établissement de condition d'existence ;
- La détermination de la loi de commande.

C.1. Choix de la surface de glissement

J.J. SLOTINE a proposé une forme générale qui consiste à définir une fonction scalaire des surfaces de glissement dans le plan de phase dans le but d'assurer la convergence d'une variable d'état x vers sa valeur de consigne S^* , cette fonction est donnée par l'équation [14] :

$$S(x) = \left(\frac{d}{dt} + \lambda_x \right)^{r-1} e(x) \quad (16)$$

Avec :

$e(x)$: L'écart sur la variable à régler ;

λ_x : Un coefficient positif qui interprète la bande passante du contrôle désiré ;

r : Degré relatif, égale au nombre de fois qu'il fait dériver la sortie pour faire apparaître la commande.

La difficulté revient à un problème de poursuite de trajectoire dont l'objectif est de garder $S(x)$ à zéro. Ceci est équivalent à une linéarisation exacte de l'écart en respectant la condition de convergence. La linéarisation exacte de l'écart a pour but de forcer la dynamique de l'écart (référence sortie) à être une dynamique d'un système linéaire autonome d'ordre « r » (figure 4).

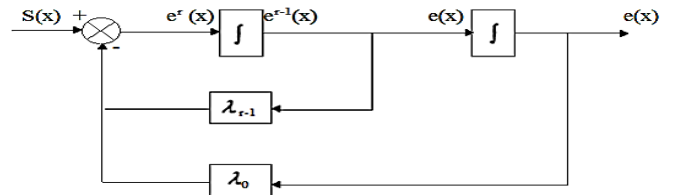


Fig.4. Linéarisation exacte de l'écart.

C.2. Condition d'existence de convergence

On réalise la condition de glissement afin de contraindre les points représentatifs de la trajectoire à rester sur la surface de glissement. Nous retenons dans la littérature deux conditions, celle-ci correspondent au mode de convergence de l'état du système :

1) fonction directe de commutation

C'est la première condition de convergence, elle a été proposée par EMTLIANOV et UTKTN. Elle est donnée par :

$$\begin{cases} \dot{S}(x) > 0 & \text{lorsque } S(x) < 0 \\ \dot{S}(x) < 0 & \text{lorsque } S(x) > 0 \end{cases} \quad (17)$$

A partir de ces deux inégalités on peut formuler la condition suivante :

$$\dot{S}(x)S(x) < 0 \quad (18)$$

Dans cette condition il faut introduire pour $S(x)$ et sa dérivée les valeurs juste à gauche ou à droite de commutation. Puisque $S(x)$, change de signe aux deux côtés de la droite de commutation. La condition de l'équation (4) est équivalente à exiger que la dérivée de $S(x)$ doit aussi changer de signe lorsqu'on passe d'un côté à l'autre de la droite [7]. Ceci s'exprime par:

$$\text{sign } \dot{S}(x, U_{\max}) = -\text{sign } S(x, U_{\min}) \quad (19)$$

2) fonction de LYAPUNOV

Il s'agit de formuler une fonction scalaire positive $U(x) > 0$ pour les variables d'état du système, et de choisir la loi de commutation qui fera décroître cette fonction (i.e. $\dot{U}(x) < 0$). Elle est utilisée pour estimer les performances de la commande et l'étude de la robustesse, et garantir la stabilité des systèmes non linéaires [15].

En définissant la fonction de LYAPUNOV par :

$$U(x) = \frac{1}{2} S^2(x) \quad (20)$$

Et sa dérivée par :

$$\dot{U}(x) = S(x) \dot{S}(x) \quad (21)$$

Pour que la fonction de LYAPUNOV décroisse, il suffit d'assurer que sa dérivée est négative. Ceci est vérifié si :

$$S(x) \dot{S}(x) < 0 \quad (22)$$

L'équation (22) signifie que le carré de la distance vers la surface mesuré par $S^2(X)$ diminue tout le temps, contraignant la trajectoire du système à se diriger vers la surface dans les deux côtés. Cette condition suppose un régime glissant idéal où la fréquence de commutation est infinie [15].

C.3. Calcul de la commande

Une fois la surface de glissement est choisie, ainsi que le critère de convergence, il reste à déterminer la commande nécessaire pour attirer la variable à régler vers la surface, ensuite vers son point d'équilibre en maintenant la condition d'existence du mode glissant. La commande doit commuter entre U_{max} et U_{min} (figure 5), en fonction du signe de la surface de glissement. Dans ce cas, des oscillations de très haute fréquence appelées « Chattering » apparaissent dans le mode de glissement [7].

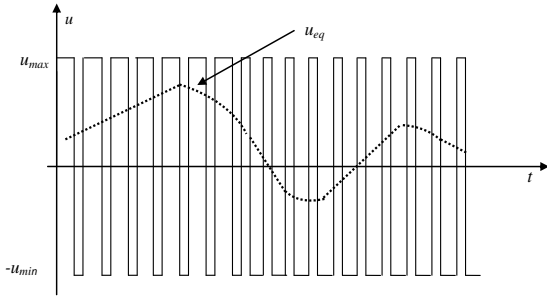


Fig.5. Valeur continue de la commande U_{eq} .

Nous posons donc :

$$U = U_{eq} + U_n \quad (23)$$

U_{eq} correspond à la commande équivalente proposée par FILIPOV et UTKIN. Elle est calculée en reconnaissant que le comportement du système durant le mode de glissement est décrit par : $\dot{S}(x) = 0$.

La valeur continue U_{eq} U_n prise par la commutation entre U_{max} et U_{min} . La commande est déterminée pour garantir l'attractivité de la variable à contrôler vers la surface de glissement et satisfaire la condition de convergence : $\dot{S}(x)S(x) < 0$.

Plusieurs choix pour la commande discontinue U_n peuvent être faits. Tel que la fonction : « Sign », « Sat » et « Smooth ». La solution la plus simple est de choisir U_n sous la forme de relais. Dans ce cas, la commande s'écrit comme suit :

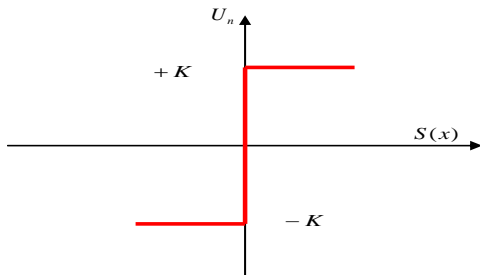


Fig.6. Définition de la fonction « sign ».

Alors :

$$U_n = K \text{ sign}(S(x)) \quad (24)$$

Avec : K est un gain positif.

- Si K est très petit donc le temps de réponse sera très long.
- Si K est très grand donc il existe des fortes oscillations au niveau de l'organe de la commande. Ces oscillations peuvent exciter les dynamiques négligées (phénomène de Chattering).

IV. COMMANDE PAR MODE GLISSANT DE LA MADA

Afin de contrôler les puissances, active et réactive statoriques on choisit un degré relative $r = 1$, l'expression de la surface a pour forme :

$$\begin{cases} S(P) = P_s^* - P_s \\ S(Q) = Q_s^* - Q_s \end{cases} \quad (25)$$

Avec :

P_s^* et Q_s^* sont successivement les consignes des puissances active et réactive.

La dérivée de la surface est :

$$\begin{cases} \dot{S}(P) = \dot{P}_s^* - \dot{P}_s \\ \dot{S}(Q) = \dot{Q}_s^* - \dot{Q}_s \end{cases} \quad (26)$$

On remplace les dérivées de la puissance active et réactive par leurs expressions dans (26), on obtient :

$$\begin{cases} \dot{S}(P) = \dot{P}_s^* + \frac{3}{2} V_s \frac{L_m}{L_s} \left(f_2 + \frac{V_{rq}}{\sigma L_r} \right) \\ \dot{S}(Q) = \dot{Q}_s^* + \frac{3}{2} V_s \frac{L_m}{L_s} \left(f_1 + \frac{V_{rd}}{\sigma L_r} \right) \end{cases} \quad (27)$$

Avec :

$$\begin{cases} f_1(x) = -\frac{R_r}{\sigma L_r} I_{rd} + g \omega_s I_{rq} \\ f_2(x) = -g \omega_s I_{rd} - \frac{R_r}{\sigma L_r} I_{rq} - \frac{g L_m V_s}{\sigma L_s L_r} \end{cases} \quad (28)$$

D'après la théorie du mode glissant, nous remplaçons respectivement V_{rd} et V_{rq} par $V_{rd}^n + V_{rd}^{eq}$ et $V_{rq}^n + V_{rq}^{eq}$ dans les équations (27) :

$$\begin{cases} \dot{S}(P) = \dot{P}_s^* + \frac{3}{2} V_s \frac{L_m}{\sigma L_s L_r} (\sigma L_r f_2 + V_{rq}^{eq} + V_{rq}^n) \\ \dot{S}(Q) = \dot{Q}_s^* + \frac{3}{2} V_s \frac{L_m}{\sigma L_s L_r} (\sigma L_r f_1 + V_{rd}^{eq} + V_{rd}^n) \end{cases} \quad (29)$$

Durant le mode de glissement et en régime permanent, on a :

$$\begin{cases} S(P) = 0, \dot{S}(P) = 0, V_{rq}^n = 0 \\ S(Q) = 0, \dot{S}(Q) = 0, V_{rd}^n = 0 \end{cases} \quad (30)$$

On tire de l'équation (29) les grandeurs des commandes équivalentes V_{rq}^{eq} et V_{rd}^{eq} :

$$\begin{cases} V_{rq}^{eq} = -\frac{2}{3} \frac{\sigma L_s L_r}{V_s L_m} P_s^* - \sigma L_r f_2 \\ V_{rd}^{eq} = -\frac{2}{3} \frac{\sigma L_s L_r}{V_s L_m} Q_s^* - \sigma L_r f_1 \end{cases} \quad (31)$$

Par définition, les termes discontinus V_{rd}^n et V_{rq}^n sont donné par :

$$\begin{cases} V_{rq}^n = K_1 \text{sign}(S(P)) \\ V_{rd}^n = K_2 \text{sign}(S(Q)) \end{cases} \quad (32)$$

Pour vérifier la condition de stabilité du système, les paramètres K_1 et K_2 doivent être positifs. Afin d'atténuer tout dépassement possible des tensions des références V_{rd} et V_{rq} , Il est souvent utile de rajouter un limiteur de tension qui s'exprime par :

$$\begin{cases} V_{rq}^{\text{lim}} = V_{rq}^{\text{max}} \text{sat}(P) \\ V_{rd}^{\text{lim}} = V_{rd}^{\text{max}} \text{sat}(Q) \end{cases} \quad (33)$$

La figure 7 présente le schéma bloc de la commande des puissances statoriques active et réactive de la MADA par mode glissant.

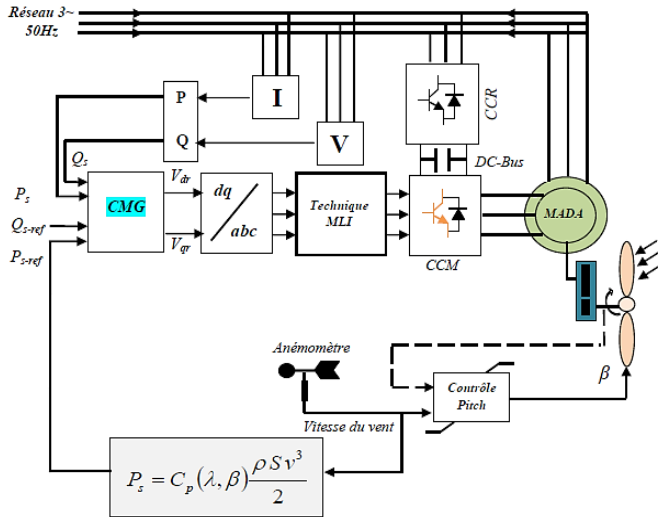


Fig.7. Schéma bloc de la commande par mode glissant de la MADA.

V. RESULTATS DE SIMULATION

Dans cette section la commande par mode glissant de la MADA de 1.5MW (voir annexe) a été testée par simulation sous l'environnement MATLAB/SIMULINK. Deux types de tests ont été appliqués au système de la figure 7 afin d'observer le comportement de sa régulation :

- 1- Test de suivi de consignes à facteur de puissance unitaire, à vitesse du vent variable avec contrôle MPPT.
- 2- Test de robustesse à vitesse du vent fixe, vis-à-vis les variations paramétriques de la MADA.

A. Test de suivi de consignes

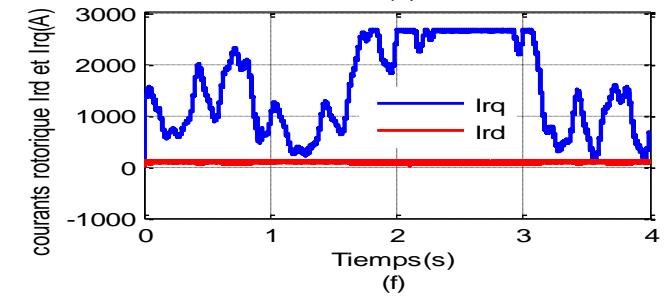
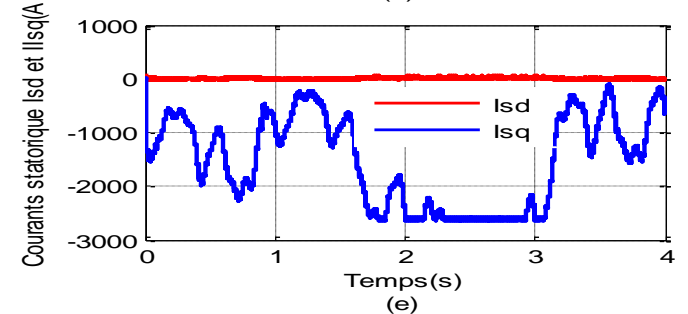
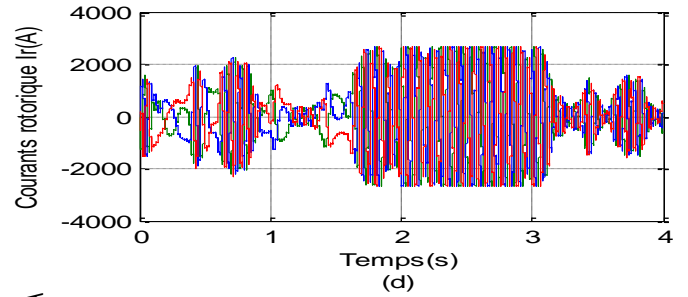
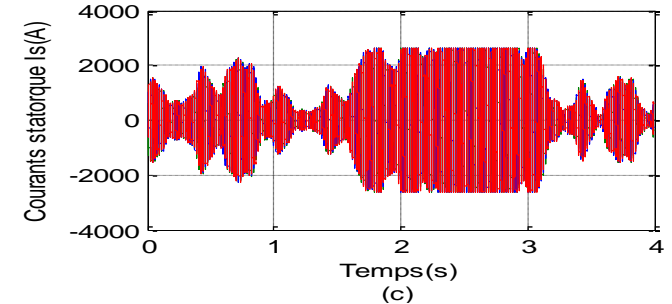
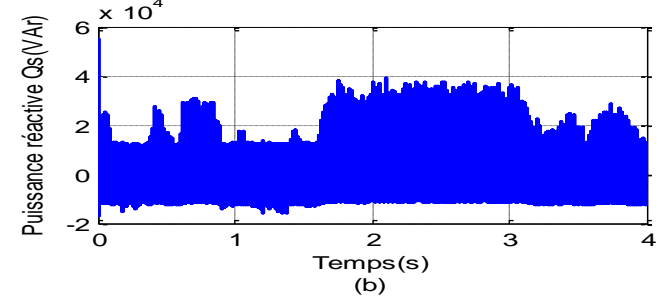
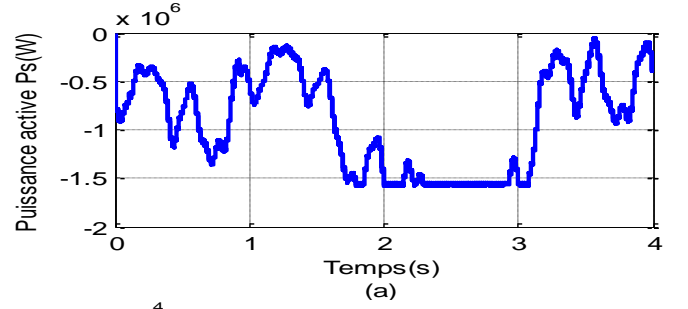


Fig.8. Commande par mode glissant de la MADA à vitesse du vent variable.

Les résultats de la figure 8 montrent clairement l'efficacité de la technique de commande proposée dans le contrôle séparé des puissances active et réactive statoriques de la MADA. Ces dernières suivent parfaitement leurs valeurs de références avec de bonnes performances dynamiques et statiques et un rejet de perturbation très satisfaisant.

B. Test de robustesse

Dans le but de tester la robustesse de la commande par mode glissant de la MADA, nous avons également étudié l'influence des variations paramétriques de cette dernière sur les performances de la stratégie de contrôle proposée.

La figure 9 montre le comportement de la commande par mode glissant de la MADA lorsque l'inductance mutuelle L_m est diminuée de 50% de sa valeur nominale, dont la turbine éolienne est entraînée par une vitesse du vent fixe de 12 m/s.

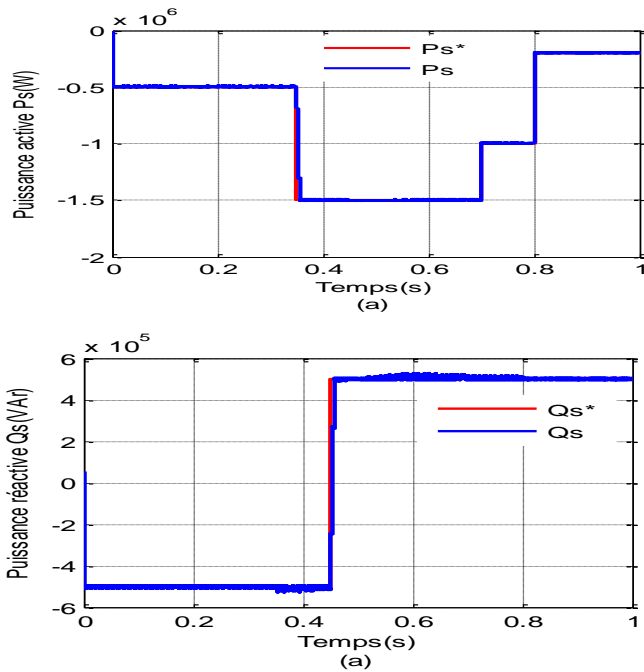


Fig.9 : Test de robustesse de la CMG vis-à-vis une variation de 50% de L_m .

D'après les résultats obtenus, on constate que la commande par mode glissant présente une grande robustesse vis-à-vis la diminution de 50% de la valeur nominale de l'inductance mutuelle, contrairement à la commande vectorielle présentée dans [16], où cette dernière perd sa robustesse pour les grandes diminutions de la valeur nominale de l'inductance mutuelle.

VI. CONCLUSION

Dans cet article il a été présenté une stratégie de commande par mode glissant de la MADA permettant un contrôle indépendant des puissances active et réactive statoriques. Les performances obtenues avec la commande par mode glissant sont très satisfaisantes même en présence des variations paramétriques comme le montre la poursuite de trajectoire et la convergence rapide des grandeurs mesurées vers leurs références désirées. La poursuite en puissance est sans dépassement. Le découplage, la stabilité et la convergence vers l'équilibre sont assurés. De plus, ce réglage présente un algorithme de commande robuste très simple et

qui a l'avantage d'être facilement implantable dans une commande par ordinateur.

ANNEXE

TABLE I. PARAMETRES DE LA TURBINE EOLIENNE

Rayon de la pôle, R	35.25 m
Rapport de multiplicateur, G	90
Moment d'inertie, J	1000 Kg.m ²
Coefficient de frottement visqueux, f_r	0.0024 N.m.s ⁻¹
Vitesse du vent nominale, v	12 m/s
Puissance nominale, P_n	1.5 MW
Tension statorique efficace, V_s	398/690 V
Inductance statorique, L_s	0.0137 H
Inductance rotorique, L_r	0.0136 H
Inductance mutuelle, L_m	0.0135 H
Résistance statorique, R_s	0.012 Ω
Résistance rotorique, R_r	0.021 Ω
Nombre de paires de pôles, p	2

REFERENCES

- [1] B. Hopfensperger, D. J. Atkinson, and R. Lakin, "Stator-flux-oriented control of a doubly-fed induction machine with and without position encoder", IEE Proc.-Electr. Power Applications, vol. 147, no. 4, July 2000, pp. 241-250.
- [2] M. Yamamoto, O. Motoyoshi, "Active and reactive power control for doubly-fed wound rotor induction generator", IEEE Transactions on Power Electronics, vol. 6, no. 4, October 1991, pp. 624-629.
- [3] A. Tapia, G. Tapia, J. X. Ostolaza, and J. R. Sáenz, "Modeling and control of a wind turbine driven doubly fed induction generator", IEEE Trans. on Energy Conversion, June 2003, pp. 194-204.
- [4] G. Tapia, A. Tapia, and J. X. Ostolaza, "Proportional-integral regulator based approach to wind farm reactive power management for secondary voltage control", IEEE Trans. Energy Conversion, vol. 22, no. 2, June 2007, pp. 488-498.
- [5] A. Meroufel, Y. Djeriri, A. Massoum et A. Hammoumi, "Commande vectorielle par les réseaux de neurones artificiels de l'énergie d'une MADA intégrée à un système éolien", Revue des Energies Renouvelables, Centre de Développement des Energies Renouvelables-CDER, Algérie, vol.13, no.4, 2010, pp. 669-682.
- [6] Y. Djeriri, A. Meroufel, M. Allam, "Artificial neural network-based robust tracking control for doubly fed induction generator used in wind energy conversion systems", Journal of Advanced Research in Science and Technology, JARST, Algeria, ISSN 2352-9989, vol.2, no.1, January 2015, pp.173-181.
- [7] V. Utkin, J. Guldner, and J. Shi, "Sliding Mode Control in Electromechanical Systems". Taylor & Francis, London, 1999.
- [8] V. Utkin.: Sliding mode control design principles and applications to electric drives, IEEE Trans. Ind. Elec., No.1, 1993, vol. 40, pp.23-36.
- [9] S. Muller, M. Deicke, R. W. De Doncker, "Doubly fed induction generator systems for wind turbines", IEEE Industry Applications Magazine, May-June 2002, pp.26-33.
- [10] W.Gao, J. C. hung, "variable structure control system", IEEE Trans. Indust. Applic. Vol.40, N° 1, pp.45-55, 1993.
- [11] J.J.E. Slotine and J.A. Coetsee, "Adaptive sliding controller synthesis for non-linear systems", Int. J. Control, N°6, pp.1631-1651, 1986.
- [12] P.E. Vidal et M. Pietrzak-David, "Flux sliding mode control of a doubly fed induction machine", IEEE, pp. 1-10, 2005.
- [13] H. Buhler, "Control by sliding mode", Presses Polytechniques Romandes, Lausanne, 1986.
- [14] J.J. Slotine, E. Li, "Applied nonlinear control", Prentice Hall, USA, 1998.
- [15] Z. Boudjema, A. Meroufel et Y. Djeriri, "Nonlinear control of a doubly fed induction generator for wind energy conversion", Carpathian Journal of Electronic and Computer Engineering, Vol.6, No.1, pp.28-35, 2013.
- [16] Y. Djeriri, A. Meroufel, A. Massoum and Z. Boudjema, "A comparative study between field oriented control strategy and direct power control strategy for DFIG", Journal of Electrical Engineering, JEE, Romania, ISSN 1582-4594, Vol.14, No.2, pp.169-178, June 2014